

Temperaturermittlung beim Reibschweißen ungleichartiger Werkstoffe in zylindrischer Form, Messung und Berechnung

Ruge, Jürgen
Thomas, Karl
Na, Suck-joo

Veröffentlicht in:
Abhandlungen der Braunschweigischen
Wissenschaftlichen Gesellschaft Band 35, 1983,
S.89-109



Verlag Erich Goltze KG, Göttingen

Temperaturermittlung beim Reibschweißen ungleichartiger Werkstoffe in zylindrischer Form, Messung und Berechnung

Von Jürgen **Ruge**, Karl **Thomas** und Suck-joo **Na**, Braunschweig

(eingegangen am 22.7.1983)

1. Einleitung

Die in den Fügeteilen auftretenden Temperaturen beeinflussen beim Reibschweißen den Reibvorgang zwischen den Stoßflächen, den Wirkungsgrad des Verfahrens, die Umformung während des Stauchens und die Festigkeit der Verbindungen. Daher beschäftigt man sich seit der Entwicklung des Reibschweißverfahrens damit, die Temperaturverteilungen in den zu verschweißenden Fügeteilen durch mathematische und experimentelle Methoden zu bestimmen. Eine hinreichend genaue Messung der Temperaturverteilungen in axialer und radialer Richtung ist mit den verfügbaren Meßverfahren, wie z. B. mit Thermoelementen, durch die pyrometrische Methode und mit der bei der Erwärmung von Werkstoffkombinationen auftretenden Thermospannung, nur annähernd möglich [1–5], [9], [10]. Die bisher vorgestellten mathematischen und numerischen Arbeiten zur Temperaturermittlung gingen sämtlich von starken Vereinfachungen aus und gaben daher auch nicht die wahren Temperaturen wieder. So wurde beispielsweise die während des Schweißvorganges auftretende Probenverkürzung bei der Berechnung vernachlässigt [2], [3], [6] oder durch Interpretation erst nach der Berechnung in die Ergebnisse einbezogen [5]. Die Stoffgrößen, wie Wärmeleitfähigkeit, spezifische Wärmekapazität und Dichte, mußten häufig als temperaturunabhängig behandelt [4], [6–8] oder für die Wärmeeinbringung bzw. den zeitlichen Stoßflächentemperaturverlauf Approximationsgleichungen angenommen werden [2], [4–8]. Bis auf einen Fall [5] wurde der Temperaturverlauf nur in axialer Richtung betrachtet, obgleich er bei kurzen Reibzeiten und beim Reibschweißen von großen Durchmessern einen steilen radialen Gradienten aufweist. Die Berechnung der Temperaturverteilungen in Reibschweißverbindungen aus ungleichartigen Werkstoffen ist außerdem dadurch erschwert, daß sich die mechanisch-physikalischen Eigenschaften an der Stoßstelle sprunghaft ändern. Diese Schwierigkeiten haben dazu geführt, daß es nur wenige Arbeiten hierzu gibt [3], [4].

Es ist das Ziel dieser Arbeit, ein numerisches Verfahren zu entwickeln, bei dem man für die Berechnung der Temperaturverteilung in Schweißverbindungen aus artverschiedenen Werkstoffen auf möglichst praxisnahe Randbedingungen zurückgreifen und die Wärmeeinbringung in die Rechnung einbeziehen kann. Das dafür entwickelte Rechenprogramm beruht auf der endlichen Differenzenmethode, wobei die Maschenweiten des Rechtecknetzes unterschiedlich groß gewählt werden können, Bild 1. Die Temperaturen werden für die Reibphase mit den temperaturabhängigen

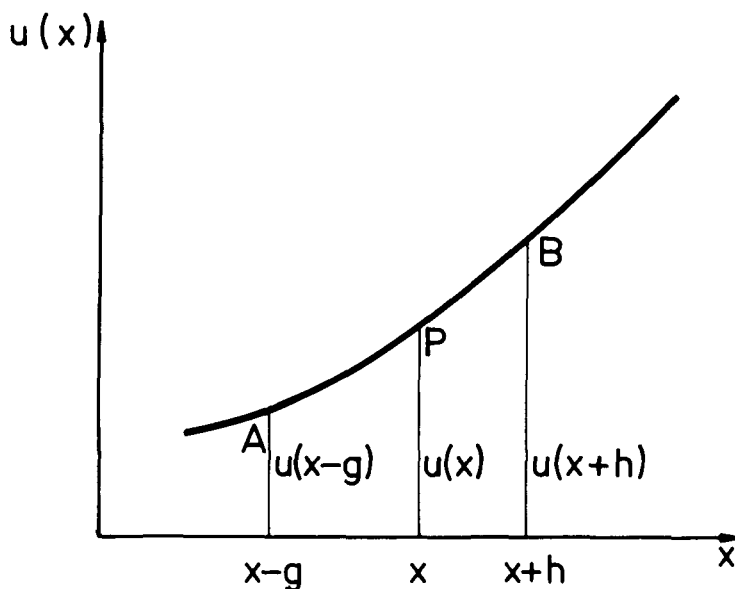


Bild 2:
Eindeutige, endliche und stetige Funktion der Variablen

$$u''(x) = \frac{2}{h^2 + n \cdot g^2} \cdot \{u(x+h) + n \cdot u(x-g) - (1+n) \cdot u(x) - (h - n \cdot g) \cdot u'(x)\} \quad (4)$$

mit einem maximalen Fehler der Größenordnung h^3 bzw. g^3 .

3. Wärmeleitungsgleichung

Die allgemeine dreidimensionale partielle Differentialgleichung für die instationäre Wärmeleitung wird im zylindrischen Koordinatensystem nach folgender Gleichung ausgedrückt [13]:

$$\frac{1}{a} \cdot \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial^2 T}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \cdot \frac{\partial T}{\partial r} + \frac{1}{r^2} \cdot \frac{\partial^2 T}{\partial \varnothing^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} + \frac{q''}{\lambda},$$

wobei T = Temperatur, t = Schweißzeit, a = Temperaturleitfähigkeit, q'' = Wärmemenge pro Raum- und Zeiteinheit, λ = Wärmeleitfähigkeit und r, \varnothing, z = zylindrische Koordinaten sind. Die Rotationssymmetrie und die Abwesenheit einer Wärmequelle innerhalb der Fügeteile beim Reibschweißen vereinfachen diese Gleichung in eine zweidimensionale, instationäre Wärmeleitungsgleichung:

$$\frac{1}{a} \cdot \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial^2 T}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \cdot \frac{\partial T}{\partial r} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \quad (5)$$

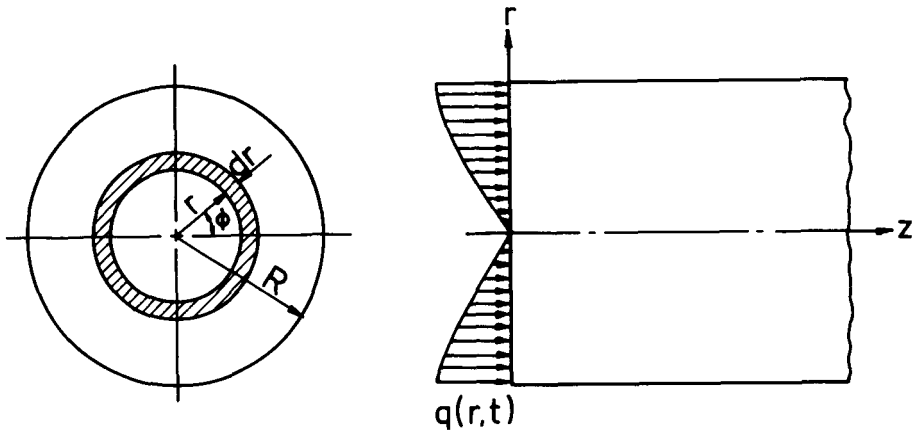


Bild 3:

Wärmeentwicklung beim Reibschweißen

Die vier Randbedingungen für den vorliegenden Fall lauten:

$$-\lambda \cdot \frac{\partial T}{\partial z} \Big|_{z=0} = q(r,t), \quad \frac{\partial T}{\partial z} \Big|_{z=L} = 0$$

$$\frac{\partial T}{\partial r} \Big|_{r=0} = 0, \quad -\lambda \cdot \frac{\partial T}{\partial r} \Big|_{r=R} = h \cdot (T_s - RT)$$

wobei $q(r,t)$ = spezifische Wärmeleistung durch Reibung, L = bei der Berechnung betrachtete Probenlänge, h = Wärmeübergangszahl durch Strahlung und Konvektion, T_s = Temperatur auf der Zylindermantelfläche und RT = Raumtemperatur, Bild 3. λ, ρ (Dichte), c_p (spezifische Wärmekapazität) und somit a , entsprechend $\lambda/\rho \cdot c_p$, sind Werkstoffeigenschaften und für alle Materialien temperaturabhängig. Es ist daher nicht möglich, eine analytisch exakte Lösung für die Gleichung (5) zu finden. Das Problem kann nur mit Hilfe eines Rechners numerisch gelöst werden [11].

Die Ausdrücke in der Gleichung (5) werden für innere Gitterpunkte nach den Gleichungen (3) und (4) wie folgt formuliert, wobei

$$b = (\Delta r(i-1,j) / \Delta r(i,j))^2, \quad c = (\Delta r(i-1,j) / \Delta r(i,j))^3, \\ e = (\Delta z(i,j) / \Delta z(i,j-1))^2 \text{ und } f = (\Delta z(i,j) / \Delta z(i,j-1))^3$$

eingeführt werden:

$$\frac{\partial^2 T}{\partial r^2} = \frac{2}{\Delta r(i-1,j)^2 + c \cdot \Delta r(i,j)^2} \cdot [T_{i-1,j}^* + c \cdot T_{i+1,j}^* \\ - (1+c) \cdot T_{i,j}^* - \{\Delta r(i-1,j) - c \cdot \Delta r(i,j)\} \cdot \frac{\partial T}{\partial r}] \quad (6)$$

$$\frac{\partial T}{\partial r} = \frac{1}{\Delta r(i-1,j) + b \cdot \Delta r(i,j)} \cdot \{T_{i-1,j}^t - b \cdot T_{i+1,j}^t - (1-b) \cdot T_{i,j}^t\} \quad (7)$$

$$\begin{aligned} \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} = & \frac{2}{\Delta z(i,j)^2 + f \cdot \Delta z(i,j-1)^2} \cdot [T_{i,j+1}^t + f \cdot T_{i,j-1}^t \\ & - (1+f) \cdot T_{i,j}^t - \{\Delta z(i,j) - f \cdot \Delta z(i,j-1)\} \cdot \frac{\partial T}{\partial z}] \end{aligned} \quad (8)$$

$$\frac{\partial T}{\partial z} = \frac{1}{\Delta z(i,j) + e \cdot \Delta z(i,j-1)} \cdot \{T_{i,j+1}^t - e \cdot T_{i,j-1}^t - (1-e) \cdot T_{i,j}^t\}, \quad (9)$$

worin $T_{i,j}^t$ = Temperatur im Gitterpunkt (i,j) zur Zeit t, $\Delta r(i,j)$ = radialer Abstand zwischen Gitterpunkten (i+1,j) und (i,j) sowie $\Delta z(i,j)$ = axialer Abstand zwischen Gitterpunkten (i,j+1) und (i,j) sind.

Setzt man die Gleichungen (6) und (8) in die Gleichung (5) ein, so erhält man für innere Gitterpunkte

$$\begin{aligned} T_{i,j}^{t+1} = & T_{i,j}^t + \frac{2 \cdot a \cdot \Delta t}{\Delta r(i-1,j)^2 + c \cdot \Delta r(i,j)^2} \cdot [T_{i-1,j}^t + c \cdot T_{i+1,j}^t \\ & - (1+c) \cdot T_{i,j}^t - \{\Delta r(i-1,j) - c \cdot \Delta r(i,j)\} \cdot \frac{\partial T}{\partial r}] \\ & + \frac{a \cdot \Delta t}{r(i,j)} \cdot \frac{\partial T}{\partial r} + \frac{2 \cdot a \cdot \Delta t}{\Delta z(i,j)^2 + f \cdot \Delta z(i,j-1)^2} \cdot [T_{i,j+1}^t \\ & + f \cdot T_{i,j-1}^t - (1+f) \cdot T_{i,j}^t - \{\Delta z(i,j) - f \cdot \Delta z(i,j-1)\} \cdot \frac{\partial T}{\partial z}], \end{aligned} \quad (10)$$

wobei $T_{i,j}^{t+1}$ = Temperatur im Gitterpunkt (i,j) zur Zeit t + Δt ist. $\frac{\partial T}{\partial r}$ in der Gleichung (10) und in den folgenden Gleichungen wird hierbei nach der Gleichung (7) bestimmt und $\frac{\partial T}{\partial z}$ nach der Gleichung (9). Für die Berechnung der Stoßflächentemperatur (j=1) gelten in axialer Richtung die Gleichung (1) und die erste Randbedingung. Durch Auflösen der Gleichung (1) nach $u''(x)$ und Weglassen der Größen 3. Ordnung von h ergibt sich dann

$$\left. \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right|_{j=1} = \frac{2}{\Delta z(i,1)^2} \cdot \{T_{i,2}^t - T_{i,1}^t + \Delta z(i,1) \cdot \frac{q(r,t)}{\lambda}\}.$$

Dies führt für die Berechnung der Stoßflächentemperatur zu

$$\begin{aligned} T_{i,j}^{t+1} = & T_{i,1}^t + \frac{2 \cdot a \cdot \Delta t}{\Delta r(i-1,1)^2 + c \cdot \Delta r(i,1)^2} \cdot [T_{i-1,1}^t + c \cdot T_{i+1,1}^t \\ & - (1+c) \cdot T_{i,1}^t - \{\Delta r(i-1,1) - c \cdot \Delta r(i,1)\} \cdot \frac{\partial T}{\partial r}] \\ & + \frac{a \cdot \Delta t}{r(i,1)} \cdot \frac{\partial T}{\partial r} + \frac{2 \cdot a \cdot \Delta t}{\Delta z(i,1)^2} \cdot \{T_{i,2}^t - T_{i,1}^t + \Delta z(i,1) \cdot \frac{q(r,t)}{\lambda}\}. \end{aligned} \quad (11)$$

Bei der Berechnung der Temperaturen auf der Zylindermantelfläche (i=1) gelten in radialer Richtung die Gleichung (1) und die vierte Randbedingung. Daraus ergeben sich

$$\left. \frac{\partial T}{\partial r} \right|_{i=1} = -\frac{h}{\lambda} \cdot (T_{1,j}^t - RT),$$

$$\left. \frac{\partial^2 T}{\partial r^2} \right|_{i=1} = \frac{2}{\Delta r(1,j)^2} \cdot \left\{ T_{2,j}^t - T_{1,j}^t - \frac{\Delta r(1,j) \cdot h}{\lambda} \cdot (T_{1,j}^t - RT) \right\}.$$

So erhält man für die Gitterpunkte auf der Zylindermantelfläche

$$\begin{aligned} T_{1,j}^{t+1} = & T_{1,j}^t + \frac{2 \cdot a \cdot \Delta t}{\Delta r(1,j)^2} \cdot \left\{ T_{2,j}^t - T_{1,j}^t - \frac{\Delta r(1,j) \cdot h}{\lambda} \cdot (T_{1,j}^t - RT) \right\} \\ & - \frac{a \cdot \Delta t \cdot h}{r(1,j) \cdot \lambda} \cdot (T_{1,j}^t - RT) \\ & + \frac{2 \cdot a \cdot \Delta t}{\Delta z(1,j)^2 + f \cdot \Delta z(1,j-1)^2} \cdot [T_{1,j+1}^t + f \cdot T_{1,j-1}^t \\ & - (1+f) \cdot T_{1,j}^t - \{\Delta z(1,j) - f \cdot \Delta z(1,j-1)\} \cdot \frac{\partial T}{\partial z}]. \end{aligned} \quad (12)$$

Für die Berechnung der auf der Probenachse ($i=N$) auftretenden Temperaturen gelten in radialer Richtung die Gleichung (1) und die dritte Randbedingung. Wegen dieser Randbedingung muß jedoch der Ausdruck $\frac{1}{r} \cdot \frac{\partial T}{\partial r}$ in der Gleichung (5) umformuliert werden, weil er bei $r=0$ und $\frac{\partial T}{\partial r}=0$ nicht mehr definiert ist:

$$\lim_{r \rightarrow 0} \frac{1}{r} \cdot \frac{\partial T}{\partial r} = \lim_{r \rightarrow 0} \frac{\partial}{\partial r} \left(\frac{\partial T}{\partial r} \right) / \frac{\partial}{\partial r} (r) = \frac{\partial^2 T}{\partial r^2}.$$

Für die Temperaturen auf der Probenachse ergibt sich damit eine neue partielle Differentialgleichung:

$$\frac{1}{a} \cdot \frac{\partial T}{\partial t} = 2 \cdot \frac{\partial^2 T}{\partial r^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2}.$$

So erhält man für die Gitterpunkte auf der Probenachse folgende Approximationsgleichung:

$$\begin{aligned} T_{N,j}^{t+1} = & T_{N,j}^t + \frac{4 \cdot a \cdot \Delta t}{\Delta r(N-1,j)^2} \cdot (T_{N-1,j}^t - T_{N,j}^t) \\ & + \frac{2 \cdot a \cdot \Delta t}{\Delta z(N,j)^2 + f \cdot \Delta z(N,j-1)^2} \cdot [T_{N,j+1}^t + f \cdot T_{N,j-1}^t \\ & - (1+f) \cdot T_{N,j}^t - \{\Delta z(N,j) - f \cdot \Delta z(N,j-1)\} \cdot \frac{\partial T}{\partial z}]. \end{aligned} \quad (13)$$

Die endliche Differenzenapproximationsgleichung für die Gitterpunkte am Probenende wird auf ähnliche Weise aus der Gleichung (2) und der zweiten Randbedingung abgeleitet. Auch für die vier Eckgitterpunkte erhält man Approximationsgleichungen, wenn man von den vier Randbedingungen jeweils zwei passende einsetzt. Beispielsweise für den Gitterpunkt (1,1):

$$\begin{aligned}
T_{1,1}^{t+1} = & T_{1,1}^t + \frac{2 \cdot a \cdot \Delta t}{\Delta r(1,1)^2} \cdot \left\{ T_{2,1}^t - T_{1,1}^t - \frac{\Delta r(1,1) \cdot h}{\lambda} \cdot (T_{1,1}^t - RT) \right\} \\
& - \frac{a \cdot \Delta t \cdot h}{r(1,1) \cdot \lambda} \cdot (T_{1,1}^t - RT) \\
& + \frac{2 \cdot a \cdot \Delta t}{\Delta z(1,1)^2} \cdot \left\{ T_{1,2}^t - T_{1,1}^t + \Delta z(1,1) \cdot \frac{q(r,t)}{\lambda} \right\}.
\end{aligned} \quad (14)$$

4. Wärmeentwicklung

Ein analytischer Ausdruck für die Wärmeentwicklung, der für das Reibschweißen anwendbar ist, ergibt sich, wenn man die Wärmeentwicklung auf einem Reibflächenelement untersucht, das durch die Radien r und $r+dr$ begrenzt ist, Bild 3. Auf die unendlich kleine Fläche $dF = 2 \cdot \pi \cdot r \cdot dr$ wirkt die Wärmeleistung

$$dQ = \mu \cdot p \cdot 2 \cdot \pi \cdot r \cdot dr \cdot 2 \cdot \pi \cdot n \cdot r = 4 \cdot \pi^2 \cdot r^2 \cdot \mu \cdot p \cdot n \cdot dr, \quad (15)$$

wobei μ = Reibungskoeffizient, p = Axialdruck und n = Drehzahl in s^{-1} . Eine Integration über die gesamte Fläche zur Bestimmung des Reibungskoeffizienten ist wegen der Abhängigkeit des Reibungskoeffizienten von den Variablen n , p und r ohne vereinfachende Voraussetzungen nicht möglich. Nimmt man allerdings an, daß die Reibungsschubspannung $\mu \cdot p$ auf der gesamten Stoßfläche momentan konstant ist, was durch spätere Vergleiche von berechneten und gemessenen Temperaturverteilungen bestätigt werden konnte, so erhält man durch Integration der Gleichung (15)

$$\int_0^R dQ = \frac{4}{3} \cdot \pi^2 \cdot \mu \cdot p \cdot n \cdot R^3. \quad (16)$$

Die Gleichsetzung der Gleichung (16) mit der sich aus Reibmoment und Winkelgeschwindigkeit ω ergebenden Reibleistung führt zu

$$\mu \cdot p = \frac{3 \cdot M}{2 \cdot \pi \cdot R^3}, \quad (17)$$

wobei M = Reibmoment und R = größter Probenradius an der Kontaktstelle sind.

Die spezifische Wärmeleistung q ergibt sich aus der Ableitung der Wärmeleistung nach der Fläche.

$$q = \frac{dQ}{dF} = \mu \cdot p \cdot n \cdot 2\pi r \quad (18)$$

Setzt man (17) in (18) ein, erhält man die spezifische Wärmeleistung als Funktion der Prozeßparameter Drehmoment M und Drehzahl n

$$q = \frac{3 \cdot M \cdot n \cdot r}{R^3}. \quad (19)$$

Die nach dieser Gleichung errechnete spezifische Wärmeleistung wird beim Reibschweißen von Werkstoffkombinationen wegen der unterschiedlichen Stoffgrößen in

beide Fügeteile nicht gleich verteilt. Eine zur Bestimmung der Wärmeverteilung sicher zutreffende Annahme besteht darin, die unmittelbar an der Naht auftretende, vom Radius abhängige Temperatur als gleich groß in beiden Werkstoffen in die Rechnung einzuführen.

5. Berechnungsprozeß

Zur Temperaturmessung und -berechnung wurde die Werkstoffkombination X 5 CrNi 18 9 – E-Cu ausgewählt, weil diese wegen der stark voneinander abweichenden mechanisch-physikalischen Eigenschaften ein repräsentatives Beispiel darstellt. In radialer Richtung wurde der Probenradius gleichmäßig in 10 Segmente geteilt, deren Länge dann 1 mm betrug. Auf der Kupferseite wurde eine größere Probenlänge einbezogen, da Kupfer durch seine hohe Wärmeleitfähigkeit in einem breiteren Bereich erwärmt wird als die Stahlseite. Die Kupferseite wurde auf einer Länge von 48 mm durch 13 Gitterpunkte unterteilt, die Stahlseite auf einer Länge von 16 mm durch 11 Gitterpunkte. Dem Nahtbereich wurden in axialer Richtung kleine Elemente zugeordnet, weil hier die axialen Temperaturgradienten relativ groß sind. Die ersten Elemente im Kupfer wurden jedoch etwas größer als der Reibweg gewählt, damit der bei der vorliegenden Werkstoffkombination nur durch axiale Verformung des Kupfers zu erreichende Reibweg während der Temperaturberechnung rechnerisch eliminiert werden konnte. Da der Reibweg mit 4 mm begrenzt war, betrug die Länge der ersten Segmente des Kupfers 4,5 mm. Die Gitterpunkte im Kupfer wurden dann nach jedem Berechnungsschritt um den Betrag $\Delta L = v_R \cdot \Delta t$ (v_R = Reibvorschubgeschwindigkeit, Δt = Zeitintervall) an die Grenzfläche herangeschoben. Für Δt wurde 0,001 s gewählt, um das Kriterium

$$a \cdot \Delta t \cdot \left[\frac{1}{(\Delta r)^2} + \frac{1}{(\Delta z)^2} \right] \leq \frac{1}{2}$$

zu erfüllen, so daß die Iteration konvergierte.

Die Stoffgrößen von X 5 CrNi 18 9 und E-Cu sind sehr unterschiedlich und hängen stark von der Temperatur ab, Bild 4. Bei den anderen untersuchten Werkstoffkombinationen X 5 CrNi 18 9 – AlMgSi 0,5 sowie E-Cu-AlMgSi 0,5 wurden für die Aluminiumlegierung konstante Stoffgrößen verwendet. Diese sind die

Dichte	= 2,71 g cm ⁻³ ,
spezifische Wärmekapazität	= 0,921 J g ⁻¹ K ⁻¹ ,
Wärmeleitfähigkeit	= 180 WK ⁻¹ m ⁻¹ ,
Schmelzwärme	= 405 J g ⁻¹ ,
der Schmelzbereich	= 605–655 °C.

Die Wärmeübergangszahlen (Strahlung + Konvektion) lassen sich durch die Formel

$$h = 34,33 + 0,0306 \cdot T^{1,333} \text{ (kJ m}^{-2} \text{ h}^{-1} \text{ K}^{-1}\text{)}$$

darstellen [12].

Temperaturermittlung beim Reibschweißen
ungleichartiger Werkstoffe in zylindrischer Form

97

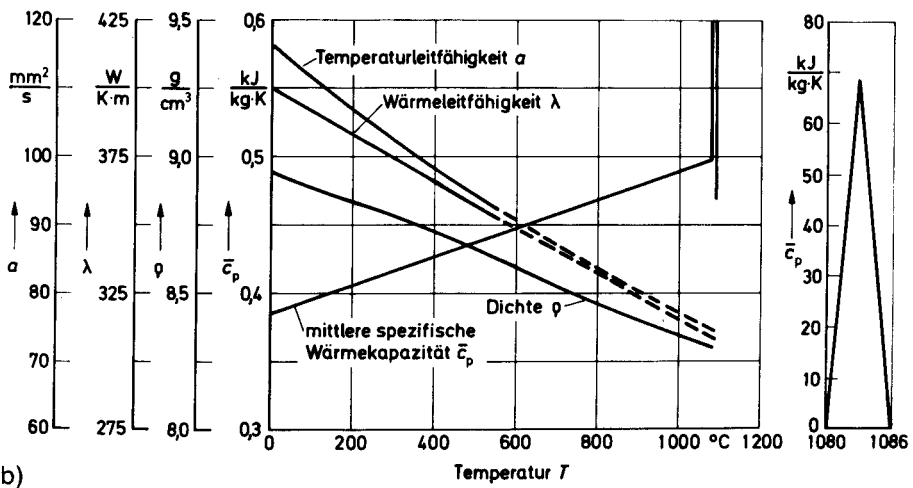
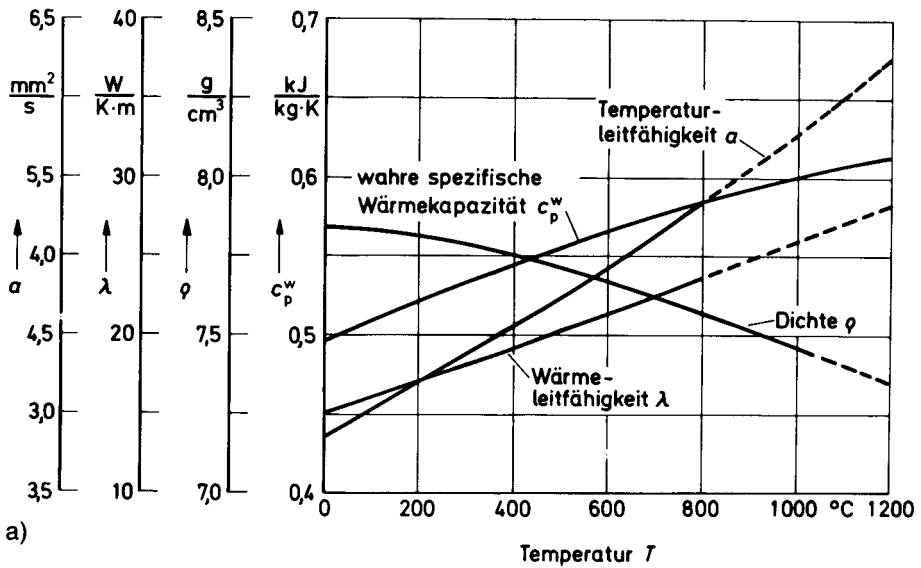


Bild 4:

Temperaturabhängigkeit der thermischen Stoffgrößen der Werkstoffe

a) X 5 CrNi 18 9

b) Elektrolyt-Kupfer

Das mögliche Auftreten einer Schmelzphase wurde bei der Berechnung dadurch berücksichtigt, daß der Übergang von der festen in die schmelzflüssige Phase als kontinuierlich betrachtet wird. Für Kupfer wurden im Temperaturbereich von 1080 bis 1086°C sehr hohe spezifische Wärmekapazitäten angenommen, wobei die tatsächliche Schmelztemperatur 1083°C beträgt. Die Spitze der c_p -Kurve wird durch den Schmelzwärmeeffekt verursacht und sollte so angepaßt werden, daß

$$\int_{1080^{\circ}\text{C}}^{1086^{\circ}\text{C}} \bar{c}_p \cdot dT = H_m,$$

wobei H_m (Schmelzwärme des Kupfers) 204,7 Jg⁻¹ beträgt. Während der Berechnung wurde eine schmelzflüssige Phase erst dann für existent gehalten, wenn die obere Grenze des angenommenen Schmelzintervalls überschritten wurde. Für die Temperaturberechnung beim Reibschweißen von AlMgSi 0,5 mit X 5 CrNi 18 9 bzw. E-Cu wurde die Schmelzwärme der Aluminiumlegierung über deren Schmelzbereich gleichmäßig verteilt. Die spezifische Wärmekapazität der Aluminiumlegierung beträgt dann zwischen 605°C und 655°C stets 9,02 J g⁻¹ K⁻¹.

Um die Wärmeeinbringungen q_1 (Wärmeeinbringung in Material 1) und q_2 (Wärmeeinbringung in Material 2) zu bestimmen, werden folgende Schritte iterativ durchgeführt.

1. Bestimmen der Anfangswärmeverteilung nach den Bedingungen

$$q_1 + q_2 = q \text{ und } \frac{q_2}{q_1} = \sqrt{\frac{\lambda_1 \cdot Q_1 \cdot c_{p,1}}{\lambda_2 \cdot Q_2 \cdot c_{p,2}}}.$$

2. Berechnen der Stoßflächentemperatur nach der Gleichung (11).

3. Wiederholen des Schrittes 2 für das Material 2.

4. Bestimmen der Größe $E = \left(\frac{T_1 - T_2}{T_1 + T_2} \right)$ für jeden Gitterpunkt der Stoßfläche.

5. Wenn $|E| \geq 0,01$ ist, setzt man $q_1 = q_1 \cdot \left(1 - \frac{E}{2}\right)$, $q_2 = q_2 + \frac{q_1 \cdot E}{2}$ und wiederholt die Schritte 2 bis 4.

Die Indizes 1 und 2 beziehen sich auf die Werkstoffe 1 und 2.

6. Vergleich von gemessenen und berechneten Temperaturen

Zur Temperaturmessung im Probeninneren wurde eine Probe aus X 5 CrNi 18 9 mit Durchgangsbohrungen versehen, in die die Thermoperlen bis zur Stirnfläche hineingeschoben wurden. Mit einer anschließenden Auftragsschweißung wurden die EL 18 (PtRh30-PtRh6)-Thermoelemente festgehalten. Die Entfernung der Thermoperlen von der Stoßfläche wurde dann nach jedem Versuch verkleinert, so daß Temperaturmessungen an mehreren Stellen mit einer Probe erfolgen konnten. Zur Messung auf der Zylindermantelfläche wurde die Thermoperle für jeden Versuch neu angepunktet.

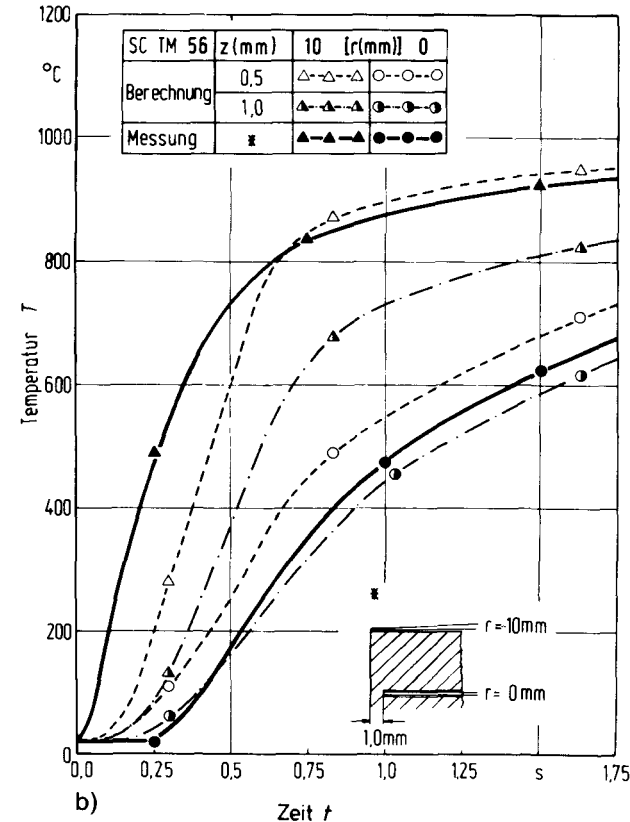
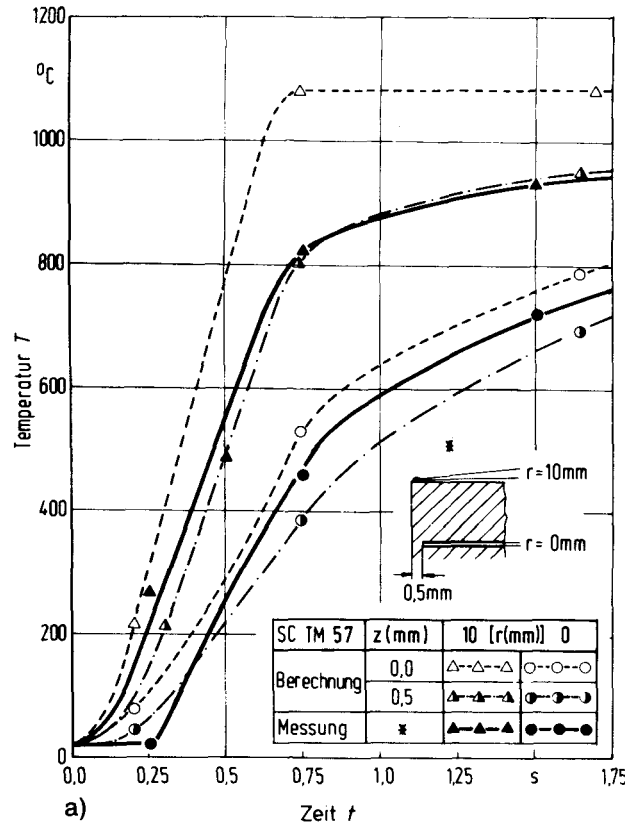


Bild 5:

Zeitliche Temperaturverläufe auf der Stahlseite beim Reibschweißen von X 5 CrNi 18 9 mit E-Cu, 20 mm \varnothing , Messung und Berechnung.

Reibparameter: Drehzahl $n = 3000 \text{ min}^{-1}$, Reibvorschubgeschwindigkeit $v_R = 2,5 \text{ mm s}^{-1}$ und Reibweg $s_r = 4 \text{ mm}$

a) $0,0 \text{ mm} \leq z \leq 0,5 \text{ mm}$

b) $0,5 \text{ mm} \leq z \leq 1,0 \text{ mm}$

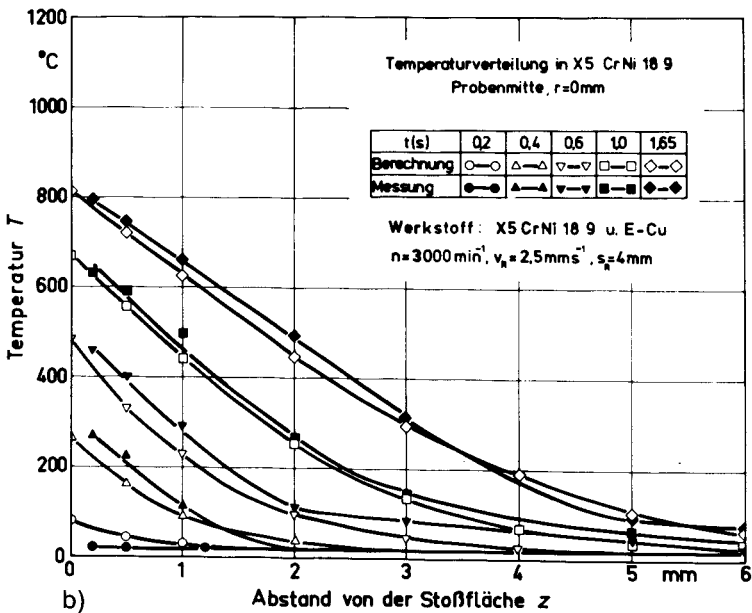
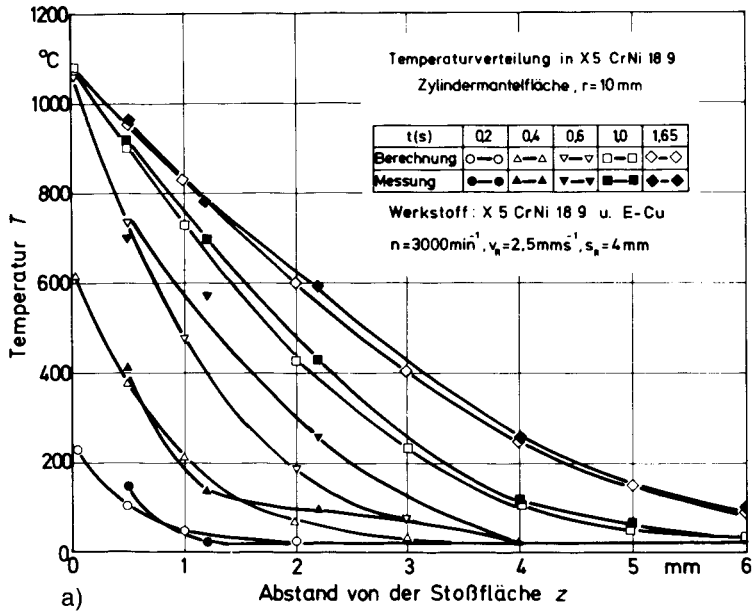


Bild 6:

Axiale Temperaturverteilungen auf der Stahlseite beim Reibschweißen von
X 5 CrNi 18 9 und E-Cu, 20 mm \varnothing , Messung und Berechnung.

Reibparameter wie in Bild 5.

a) $r=10\text{ mm}$ b) $r=0\text{ mm}$

Bild 5 zeigt zeitliche Temperaturverläufe im Nahbereich des Schweißstoßes. Sowohl bei der Messung als auch bei der Berechnung nehmen die Temperaturen im Stoßflächenbereich zu Reibbeginn rasch zu, bis der Schmelzwärmeeffekt auftritt, was sich im Temperaturverlauf durch einen Knick ausdrückt. Die Kurve der berechneten Stoßflächentemperatur bei $r = 10$ mm (Bild 5a) bleibt nach steilem Anstieg auf 1080°C bis zum Ende der Reibphase beinahe unverändert. Auffallend ist dabei, daß die für den Gitterpunkt bei $z = 0,5$ mm und $r = 10$ mm berechneten Temperaturverläufe mit den Meßwerten der direkt an der Stoßfläche angepunkteten Thermoelemente gut übereinstimmen. Betrachtet man den Thermoperlendurchmesser von ca. 0,5 mm, dann ist daraus zu schließen, daß die Stelle einen entscheidenden Einfluß auf die auftretende Thermospannung ausübt, an der die beiden Thermodrähte an die Thermoperle angeschlossen sind.

Bild 6 zeigt axiale Temperaturverläufe im Stahl zu verschiedenen Schweißzeiten. Aus den Diagrammen ist zu erkennen, daß sich die Temperaturen auf der Zylindermantelfläche und in der Probenmitte an der Stoßfläche am meisten unterscheiden und sich mit zunehmender Entfernung von der Stoßfläche schnell einander nähern. Die Übereinstimmung der berechneten Ergebnisse mit den gemessenen wird mit zunehmender Reibdauer immer besser, so daß am Ende der Reibphase die Abweichung weniger als 40°C beträgt. Dies zeigt, daß sich das endliche Differenzenverfahren mit den gewählten Randbedingungen und Annahmen zur Bestimmung der axialen und radialen Temperaturverteilung in den Schweißverbindungen aus artverschiedenen Werkstoffen gut eignet.

7. Berechnungsergebnisse

7.1 Einfluß der thermischen Stoffgrößen auf die Wärmeverteilung

Bild 7 vermittelt einen Überblick über die radius- und werkstoffabhängige Wärmebringung. Kupfer besitzt eine höhere Wärmeleitfähigkeit und damit auch die höhere Temperaturleitfähigkeit als Stahl, Bild 4. Dies führt dazu, daß durch Kupfer mehr Reibungswärme abgeleitet werden muß, damit die Stoßflächentemperaturen an einem Radius auf beiden Seiten gleich gehalten werden können. Den Diagrammen ist zu entnehmen, daß fast 80% der gesamten Reibungswärme dem Kupfer zufließen. Wegen der für die Temperaturberechnungen angenommenen Bedingung, nach der die Reibungsschubspannung auf der gesamten Stoßfläche momentan konstant ist, steigt die gesamte spezifische Wärmeleistung mit zunehmendem Radius linear an.

7.2 Einfluß der thermischen Stoffgrößen auf die Temperaturverteilung

Die Wärmeleitfähigkeit, Dichte und spezifische Wärmekapazität sind bei allen Werkstoffen temperaturabhängig. Vollständige Angaben dieser Eigenschaften über einen breiten Temperaturbereich finden sich aber nur selten. Um zu klären, ob man

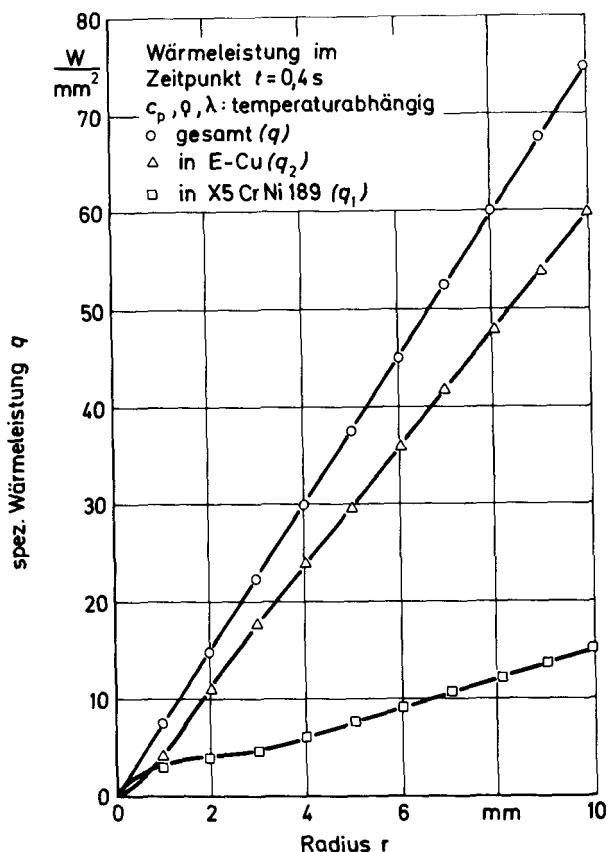


Bild 7:

Abhängigkeit der Wärmeeinbringung von Werkstoff
 und Probenradius beim Reibschweißen von X 5 CrNi 18 9
 mit E-Cu, 20 mm \varnothing , Berechnung.
 Reibparameter wie in Bild 5

auch mit konstanten Stoffgrößen zuverlässige Temperaturverteilungen erhalten kann, wurden die bei Raumtemperatur vorliegenden thermischen Stoffgrößen während der gesamten Berechnung angewendet, Bild 8a. Wie aus den Diagrammen hervorgeht, unterscheiden sich die mit konstanten Größen berechneten Temperaturverläufe bei niedrigen Temperaturen nur geringfügig von den mit temperaturabhängigen Größen berechneten. Mit zunehmenden Temperaturen wird dieser Unterschied jedoch immer größer, da die konstanten Größen dann von den tatsächlichen immer mehr abweichen.

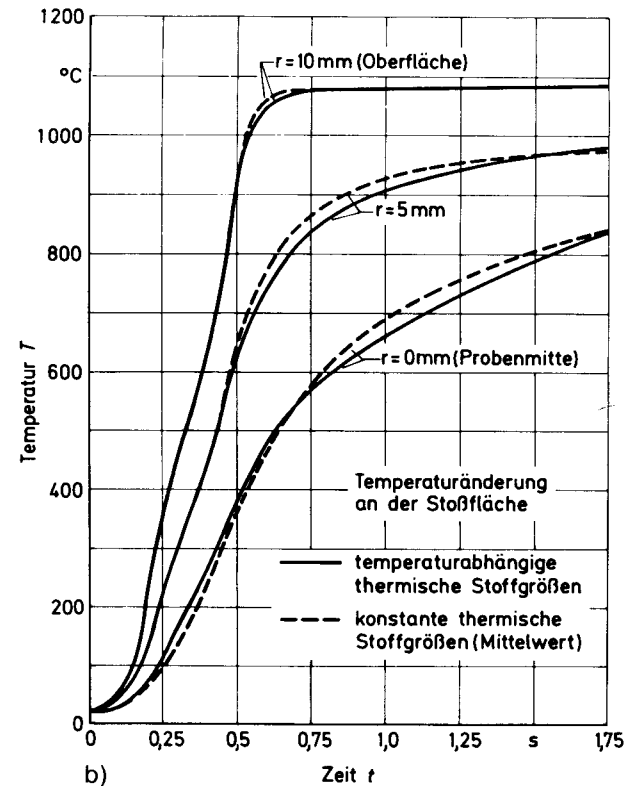
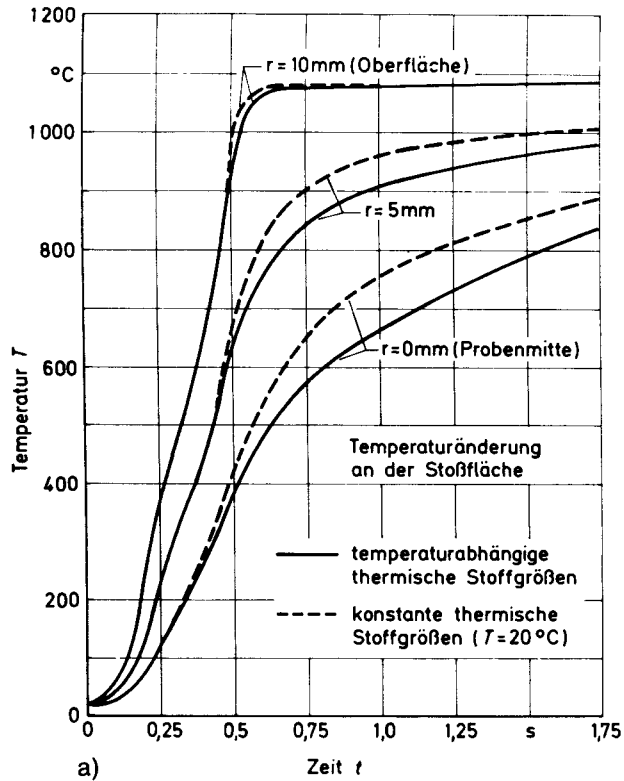


Bild 8:

Abhängigkeit der Stoßflächentemperatur von den thermischen Stoffgrößen beim Reibschweißen von X 5 CrNi 18 9 mit E-Cu, 20 mm \varnothing , Berechnung.

Reibparameter wie in Bild 5

a) Raumtemperatur b) Mittelwert

Als nächste Vereinfachung wurden folgende Mittelwerte gewählt:

$$\lambda^* = \frac{\int_{20^{\circ}\text{C}}^{1080^{\circ}\text{C}} \lambda \cdot dT}{1080^{\circ}\text{C} - 20^{\circ}\text{C}} \text{ in } \text{WK}^{-1}\text{m}^{-1} : \begin{array}{ll} 21,0 & \text{für Stahl} \\ 353,2 & \text{für Kupfer} \end{array}$$

$$\varrho^* = \frac{\int_{20^{\circ}\text{C}}^{1080^{\circ}\text{C}} \varrho \cdot dT}{1080^{\circ}\text{C} - 20^{\circ}\text{C}} \text{ in } \text{gcm}^{-3} : \begin{array}{ll} 7,67 & \text{für Stahl} \\ 8,62 & \text{für Kupfer} \end{array}$$

$$c_p^* = \frac{\int_{20^{\circ}\text{C}}^{1080^{\circ}\text{C}} c_p \cdot dT}{1080^{\circ}\text{C} - 20^{\circ}\text{C}} \text{ in } \text{J g}^{-1}\text{K}^{-1} : \begin{array}{ll} 0,558 & \text{für Stahl} \\ 0,443 & \text{für Kupfer} \end{array}$$

Aus den Kurven in Bild 8b läßt sich entnehmen, daß die mit den Mittelwerten und den temperaturabhängigen Größen berechneten Ergebnisse gut übereinstimmen. Die Vergleiche zeigen, daß auch mit konstanten thermischen Stoffgrößen verhältnismäßig gut zutreffende Temperaturverläufe zu erhalten sind.

7.3 Temperaturen beim Reibschweißen ungleichartiger Werkstoffe

Bild 9 zeigt axiale Temperaturverläufe in der Probenmitte und auf der Zylindermantelfläche beim Reibschweißen von X 5 CrNi 18 9 mit E-Cu. Der axiale Temperaturgradient steigt im Stoßflächenbereich bei allen gewählten Reibvorschubgeschwindigkeiten zuerst an, fällt aber mit weiterer Reibdauer allmählich ab, da immer mehr Wärme abgeleitet als durch Reibung erzeugt wird. Die besonders flachen axialen Temperaturverläufe im Stoßflächenbereich bei $r = 0$ mm sind offenbar auf die Relativgeschwindigkeit Null an dieser Stelle zurückzuführen. Im Gegensatz zu den anderen Gitterpunkten auf der Stoßfläche wird am Gitterpunkt bei $r = 0$ mm keine Reibungswärme eingeführt, so daß die Temperaturerhöhung hier nur durch Wärmeleitung erfolgen kann. Aus den Diagrammen ist außerdem zu entnehmen, daß der Anstieg der Stoßflächentemperatur im Randbereich zu Anfang der Reibphase rascher erfolgt als in der Probenmitte. Er wird aber danach verlangsamt und sinkt fast auf Null ab, wenn die Temperatur 1080°C erreicht und damit der Schmelzwärmeeffekt wirksam wird. Mit zunehmender Entfernung von der Stoßfläche fällt der radiale Temperaturgradient ebenfalls ab.

Mit abnehmender Reibvorschubgeschwindigkeit verlängert sich die Reibphase, da der Reibvorgang nach einem vorgewählten Reibweg beendet wird. Daraus ergibt sich am Ende der Reibphase eine höhere mittlere Stoßflächentemperatur und eine breitere Wärmeeinflußzone. Im Stahl bildet sich dabei wegen der schlechteren Wärmeleitfähigkeit eine wesentlich schmalere Wärmeeinflußzone aus als im Kupfer.

Neben axialen und radialen Temperaturgradienten ist vor allem die Maximaltemperatur von Interesse, die in der Berührungsfläche der Fügeteile und damit an der

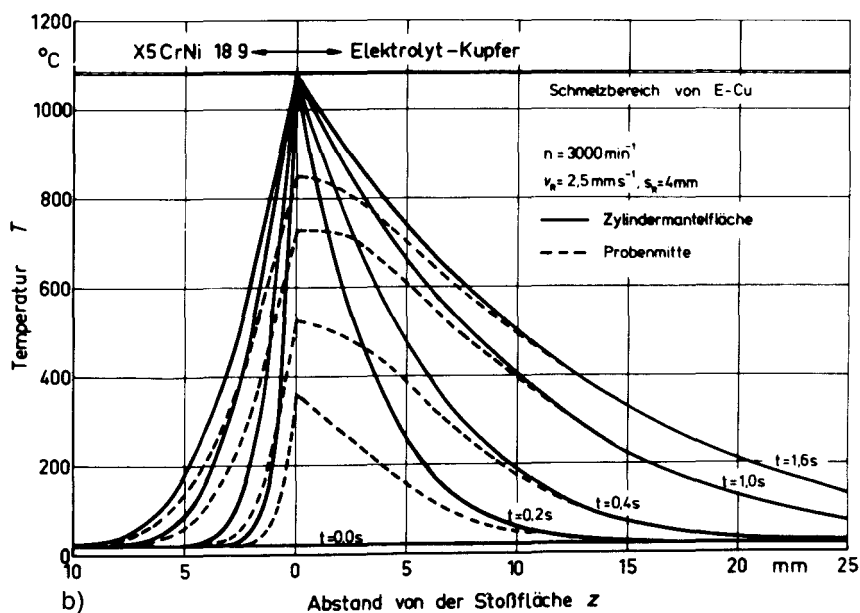
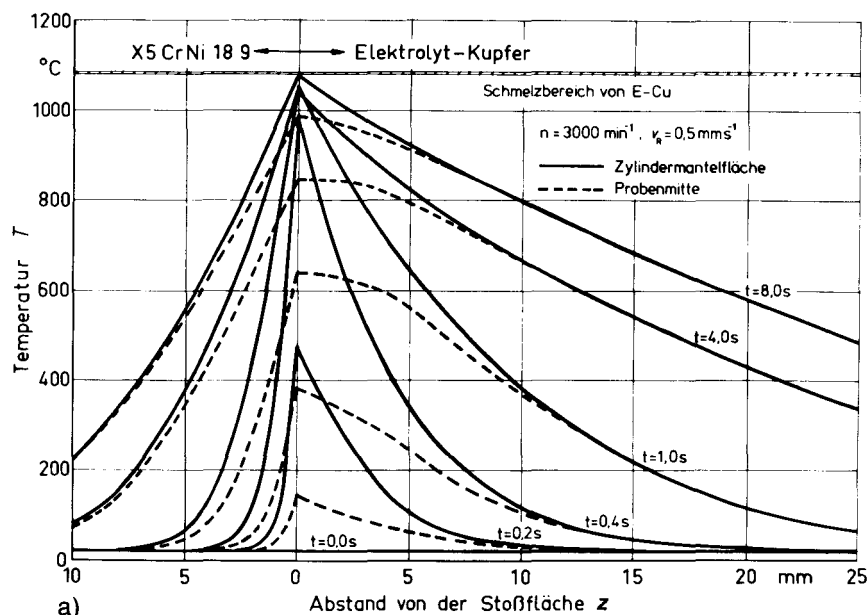


Bild 9:

Berechnete axiale Temperaturprofile beim Reibschweißen von X 5 CrNi 18 9
mit E-Cu, 20 mm \varnothing .

Andere Reibparameter als in Bild 5

a) $v_R = 0,5 \text{ mm s}^{-1}$ b) $v_R = 2,5 \text{ mm s}^{-1}$

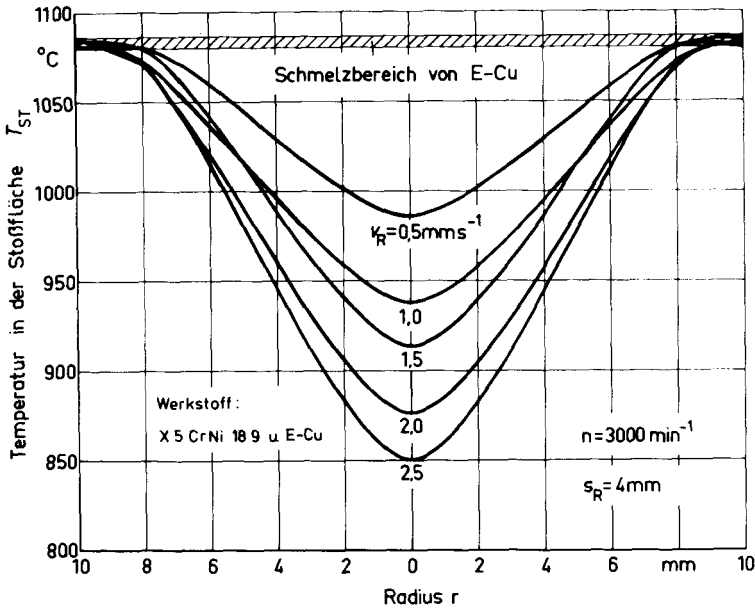


Bild 10:

Berechnete Stoßflächentemperaturen am Ende der Reibphase
beim Reibschweißen von X 5 CrNi 18 9 mit E-Cu, 20 mm \varnothing

meßtechnisch am schwierigsten zugänglichen Stelle auftritt, Bild 10 bis 12. An der Zylindermantelfläche wird am Ende der Reibphase bei allen Reibbedingungen fast die gleiche Stoßflächentemperatur erreicht, wenn in diesem Bereich Schmelzen einsetzt. Eine größere Temperaturdifferenz besteht demgegenüber in der Probenmitte, wobei die Temperatur mit wachsender Reibvorschubgeschwindigkeit, d.h. sinkender Reibenergie, abnimmt.

Beim Reibschweißen von X 5 CrNi 18 9 mit E-Cu erreicht die Stoßflächentemperatur an der Zylindermantelfläche bei allen gewählten Reibvorschubgeschwindigkeiten den rechnerischen Schmelzbereich des Kupfers, wobei der Schmelzvorgang mit zunehmender Reibvorschubgeschwindigkeit früher einsetzt, Bild 10. Vollständiges Aufschmelzen erfolgte jedoch nur bei der höchsten Reibvorschubgeschwindigkeit. Bei anderen Reibbedingungen ist ein lokales Aufschmelzen des Kupfers jedoch nicht ganz auszuschließen. Es wird durch die Rechnung nicht erfaßt, weil die Maschenweiten des Gitternetzes nicht infinitesimal klein sind.

Beim Reibschweißen von X 5 CrNi 18 9 mit AlMgSi 0,5 entwickeln sich die axialen und radialen Temperaturverläufe ähnlich wie beim Verbinden von X 5 CrNi 18 9 mit E-Cu. Die Schweißtemperaturen sind jedoch sehr niedrig, weil sie den Schmelzbereich des Aluminiums nicht überschreiten können, Bild 11. Schmelzen des Aluminiums setzt im Zylinderflächenbereich bei allen Reibbedingungen schon früh

**Temperaturermittlung beim Reibschweißen
ungleichartiger Werkstoffe in zylindrischer Form**

107

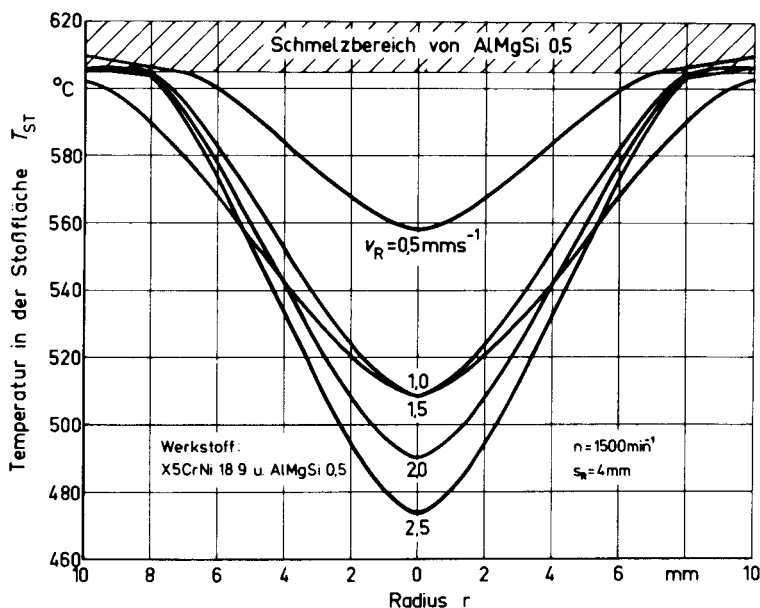


Bild 11:

*Berechnete Stoßflächentemperaturen am Ende der Reibphase
beim Reibschweißen von X 5 CrNi 18 9 mit AlMgSi 0,5, 20 mm Ø*

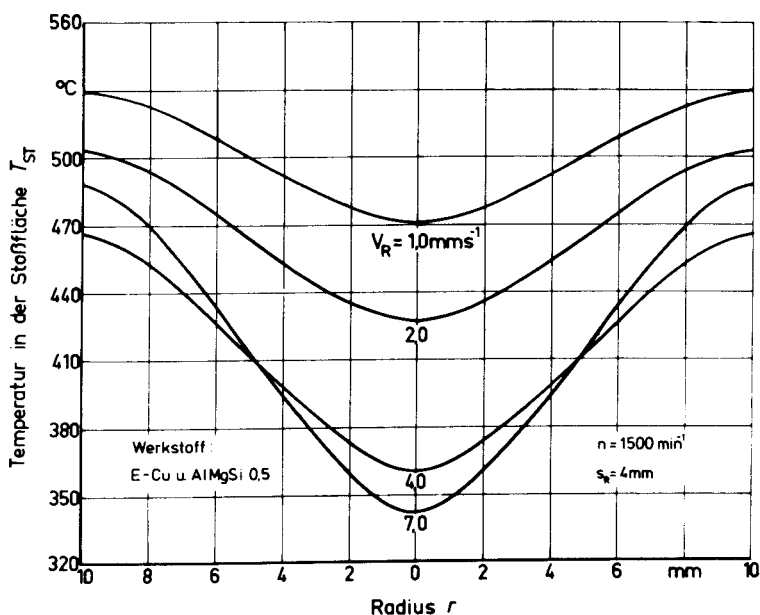


Bild 12:

*Berechnete Stoßflächentemperaturen am Ende der Reibphase
beim Reibschweißen von E-Cu und AlMgSi 0,5, 20 mm Ø,
Reibparameter: $n = 1500 \text{ min}^{-1}$, $v_R = 1,0\text{--}7,0 \text{ mm/s}$, $s_R = 4 \text{ mm}$*

ein, erfaßt aber bei keiner Reibvorschubgeschwindigkeit den ganzen Querschnitt. Auch bei dieser Werkstoffkombination ist ein lokales Aufschmelzen der Stoßfläche nicht ganz auszuschließen, und zwar aus demselben Grund wie bei Verbindungen zwischen Stahl und Kupfer.

Beim Reibschweißen von E-Cu mit AlMgSi 0,5 wird die Schmelztemperatur des Aluminiums bei keiner der gewählten Reibbedingungen erreicht, Bild 12. Dies ist darauf zurückzuführen, daß beide Fügeworkstoffe verhältnismäßig hohe Wärmeleitfähigkeiten besitzen und damit die Reibungsenergie schnell abgeführt wird. Die Stoßflächentemperaturen erreichten hier nicht einmal die eutektische Temperatur des Systems Kupfer-Aluminium [14].

Aus den Rechenergebnissen läßt sich unter Berücksichtigung der jeweiligen Zustandsschaubilder ableiten, daß beim Reibschweißen der drei behandelten Werkstoffkombinationen im größten Teil der Stoßfläche keine schmelzflüssige Phase auftritt [14]. Dies bedeutet zugleich, daß während des kurzzeitigen Reibschweißprozesses Diffusionsschichten und damit spröde intermetallische Phasen, wenn sie auftreten, auf einen sehr schmalen Bereich der Naht begrenzt sein müssen.

8. Zusammenfassung

Zur Ermittlung der axialen und radialen Temperaturverteilungen in Reibschweißverbindungen aus artverschiedenen Werkstoffen wurde ein numerisches Verfahren entwickelt, das auf der endlichen Differenzenmethode beruht. Die Netzelemente wurden dabei mit unterschiedlicher Größe versehen, um bei kurzer Reibzeit den axialen Vorschub in die Temperaturberechnung einbeziehen zu können. Die Temperaturen wurden für die Reibphase mit temperaturabhängigen Stoffgrößen, sofern diese verfügbar waren, aus den mit einem Prozeßrechner erfaßten Prozeßdaten berechnet. Vergleichsrechnungen zeigten, daß dazu die Reibungsschubspannung als nicht vom Radius abhängige Größe betrachtet werden kann. Wärmeverluste durch Strahlung und Konvektion konnten vernachlässigt werden, und die Schmelzwärme ließ sich als der Funktion der spezifischen Wärmekapazität in die Rechnung einführen. Im vergleichenden Experiment konnten Temperaturen mit Thermoelementen gemessen werden, die in der Nähe der Stoßfläche in das Stahlfügeteil eingeschweißt wurden. Vergleiche zwischen Messung und Rechnung lassen erkennen, daß sich das benutzte numerische Verfahren zur Ermittlung der axialen und radialen Temperaturverteilungen beim Reibschweißen artverschiedener Werkstoffe gut eignet.

Die Ergebnisse der Rechnung zeigen, daß die thermischen Stoffgrößen der Fügeworkstoffe die Wärmeverteilung und damit die Temperaturverteilung stark beeinflussen, wobei dem Fügeteil mit höherer Temperaturleitfähigkeit mehr Wärme zufließt als dem anderen. In diesem Fügeteil, z. B. im Kupfer beim Verbinden von Stahl mit Kupfer, entsteht infolgedessen eine breitere Wärmeeinflußzone. Bei den für das Schweißen der Verbindungen üblichen Reibzeiten ergibt sich noch keine gleichmäßige radiale Temperaturverteilung in der Nahtebene. Die höchste Temperatur wird am Außenrand erreicht. Sie liegt für alle Reibbedingungen im für die Berechnung an-

genommenen jeweiligen Schmelzbereich, wenn die Reibungswärme nicht zu schnell abgeführt wird. Im größten Teil der Stoßfläche der behandelten Werkstoffkombinationen tritt jedoch keine schmelzflüssige Phase auf.

9. Literaturverzeichnis

- [1] RYKALIN, N.N., A.J. PUGIN und V.A. VASSILJEVA: Heating and Cooling of Bars during Friction Butt Welding. Svar. Proiz. (übersetzt in Weld. Prod.) 1959, H. 10, S. 15–18.
- [2] CHENG, C.J.: Transient Temperature Distribution during Friction Welding of Two Similar Materials in Tubular Form. Welding Research Supplement 1962, H. 12, S. 542–550.
- [3] CHENG, C.J.: Transient Temperature Distribution during Friction Welding of Two Dissimilar Materials in Tubular Form. Welding Research Supplement 1963, H. 5, S. 233–240.
- [4] SHTERNIN, L. A.: The Calculation of Temperature Distribution in Friction Welding. Svar. Proiz. (übersetzt in Weld. Prod.) 1966, H. 3, S. 6–8.
- [5] WANG, K.K. und P. NAGAPPAN: Transient Temperature Distribution in Inertia Welding. Welding Research Supplement 1970, H. 9, S. 419–426.
- [6] RICH, T. und R. ROBERTS: Thermal Analysis for Basic Friction Welding. Metal Constr. and Br. Weld. J. 1971, H. 3, S. 93–98.
- [7] WICHELHAUS, G.: Berechnung der Stoßflächentemperatur beim Reibschweißen. Schweißen und Schneiden 1975, H. 1, S. 9–10.
- [8] DENNIN, G.: Ablauf der Verbindungsbildung beim Schwungradschweißen von hochwarmfesten Legierungen – Temperaturverlauf und Wulstbildung. Schweißen und Schneiden 1979, H. 7, S. 279–283.
- [9] MEYER, B.: Untersuchungen zum Reibschweißprozeß unter Einbeziehung des Schwungradverfahrens. Dissertation an der TH Aachen 1979.
- [10] DREWS, P. und J. SCHMIDT: Wärmeführung beim gesteuerten Reibschweißen – Temperaturregelung mit Prozeßrechner. Vortragsband zum 2. Aachener Reibschweiß-Kolloquium, Aachen 10.–11. März 1982, S. 16–35.
- [11] NA, S.-J.: Reibschweißen ungleichartiger Metalle. Dissertation an der TU Braunschweig 1983.
- [12] GRIFFITHS, E. und C. JAKEMAN: The Loss of Heat from the External Surface of a Hot Pipe in Air. Engineering 123 (1927), H. 3182, S. 1–4.
- [13] GRIGULL, U.: Die Grundgesetze der Wärmeübertragung. Springer Verlag, Berlin/Göttingen/Heidelberg, 1963.
- [14] HANSEN, M. und K. ANDERKO: Constitution of Binary Alloys. McGRAW-Hill Book Company, inc., 1958.